

다층용접배관의 용접부 잔류응력분포에 대한 기하학적형상과 용접후처리의 영향

김철한* · 조선영* · 김복기** · 배동호***

* 성균관대학교 대학원

** 명지전문대학 기계설계과

*** 성균관대학교 기계공학부

The Effects of Geometrical Shape and Post Weld Treatment on Welding Residual Stress Distribution of Weldment in Multi-pass Welded Pipe

*Cheol Han Kim, *Sun Young Cho, ** Bok Ki Kim and **Dong Ho Bae

*Graduate School, Dept. of Mechanical Engineering, Sungkyunkwan Univ., 440-746 Suwon, Korea

**Dept. of Mechanical Design, Myongji College, Seoul 120-728, Korea

***Dept. of Mechanical Engineering, Sungkyunkwan Univ., 440-746 Suwon, Korea

Abstract

In this study, the residual stress fields of multi-pass welded were analyzed by FEA under various geometrical conditions. In order to estimate the effects of pipe geometrics on residual stress distribution, welding processes of each model were performed under the same heat cycles. And then, the influence of cutting off the weld bead on the residual stress redistribution was also estimated. From the results, in the range of $t/D=0.05$, axial residual stresses on the outer surface of the welded pipe were linearly decreased with pipe diameter increase. On the other hand, hoop residual stresses were not influenced by them. And both axial and hoop residual stresses on the outer surface of the welded pipe were increased with pipe diameter increase. But, when t/D was smaller than 0.05, they were converged in the nearly same value. The maximum residual stresses were generated at around HAZ. It is therefore necessary to consider them in welding design, strength evaluation, and analysis of fracture characteristics. (Received July 7, 2000)

Key Words : Welding residual stress, Heat transfer analysis, Thermal stress analysis, Element rebirth technique, Axial residual stress, Hoop residual stress

1. 서 론

플랜트의 배관설비는 용접에 의해서 시공되며, 배관 용접부는 사용환경에 의한 경년열화로부터 설계수명에 이르기 전에 누설 또는 파손되기 때문에 항상 세심한 관리의 대상이 되고 있다¹⁾. 이처럼 용접부가 모재에 비하여 취약한 원인으로는 용접 후 잔류응력 발생, 금속조직의 변화, 용접부 형상 및 용접결함에 따른 응력집중 등 여러 가지를 들 수 있다. 이 중에서 가장 문

제시되고 있는 것은 용접잔류응력이라 할 수 있겠다.

용접시 용접입열과 부재의 구속으로 인해 발생하는 용접잔류응력(welding residual stress)은 국부적으로 그 크기가 용접재의 항복강도에 이를 정도로 매우 크기 때문에, 역학적으로는 외부하중과 중첩되었을 때 심한 강도저하를 야기시켜 불안정파괴를 가져오며, 전기화학적으로는 부식성 환경과 용접부간의 부식반응을 국부적으로 촉진시켜 균열의 시작점을 제공한다²⁾.

게다가, 배관용접부가 피로하중을 받는 경우, 잔류응력에 의한 역학적, 전기화학적 효과는 서로 상승작용

을 일으킴으로써 배관의 수명을 현저히 저하시킬 것임은 명백하다. 따라서, 용접잔류응력분포의 해석을 통하여 취약부를 파악하는 것이 용접구조물의 안전설계와 신뢰성평가에 있어서 매우 중요한 문제로 대두되고 있으며, 그에 따라 많은 실험적인 방법들과 해석적인 방법들이 연구 개발되어 왔다³⁾.

현재 용접잔류응력 측정을 위한 실험적 방법들로서는 X-ray 회절법, 천공법, 초음파탐상법 등을 들 수 있으나, 이러한 방법들은 측정원리의 특성상 용접부의 표면잔류응력 측정에 국한되어 적용될 수밖에 없다.

최근 천공법을 이용해 내부의 잔류응력분포를 측정할 수 있는 기술이 제안되어 있으나, 파단에 의한 응력이완량을 측정하는 방법이기 때문에 배관설계와 시공과정에서 매우 중요한 기초 정보가 될 수 있는 용접부 전체의 응력분포의 측정에는 어려움이 있다.

그리하여, 많은 연구자들이 용접부 내부의 정확한 잔류응력분포를 파악하기 위한 방법으로 유한요소해석(FEA)에 의한 방법을 이용해 왔고^{4,5)}, 현재에는 해석기법과 컴퓨터(computer)의 발달에 힘입어 해석결과의 정확도가 높아지고 해석에 소요되는 시간과 비용이 많이 줄어들게 되었다. 따라서, 국내에서도 몇몇 연구자들^{6,7)}에 의해 실험적인 방법과 열탄소성해석을 이용한 해석결과가 제시되고 있다. 그러나 이들 연구결과는 박판용접에 대한 연구결과이기 때문에, 두꺼운 배관의 다층용접에 의한 잔류응력 발생 상황을 판단하기에는 부족하고, 특히 두께-직경비의 변화에 대한 잔류응력분포의 변화를 파악함으로써 다양한 치수의 배관에 대한 잔류응력분포를 이해하기에는 미비한 점이 없지 않다.

따라서, 본 연구에서는 다층 배관용접부의 배관형상이 용접잔류응력 분포에 미치는 영향을 발전된 FEA 기법을 통하여 해석함으로써, 다층 배관용접부의 잔류응력분포에 대한 정보를 제공할 뿐만 아니라 안전설계, 파손원인분석 등을 위한 기초 자료를 제공하고자 한다.

2. 모델 및 해석조건

2.1 해석모델

배관 용접에 있어서 재료의 화학적 성분과 단위 부피당 용접 입열량이 같다고 하더라도 배관의 두께와 직경에 따라 구속조건은 변화하게 된다. 이러한 구속조건의 변화는 용접잔류응력의 분포에 직접적인 영향을 미치게 되므로, 용접잔류응력분포의 정확한 예측을 위

해서는 기하학적 형상의 영향이 우선적으로 고려되어야 할 것이다. 따라서, 본 연구에서는 다층 용접된 두께 30mm의 배관에 대하여 직경이 100, 166, 254, 600, 1,200, 2,400mm인 6가지 모델(model)을 가지고 유한요소법에 의한 잔류응력 해석을 수행하였다.

유한요소해석(FEA)에 사용된 모델은 Fig. 1에서 보는 바와 같이 용접부의 단면을 Nital용액으로 에칭(etching)한 후 각 패스(pass)별 용접비드(weld bead)의 형상과 크기를 파악하고, 실제와 동일하게 모델링(modeling)을 하였으며, FEA 모델링은 상용 프로그램인 IDEAS를 이용하였다. 이 때 용접비드부는 형상이 복잡하므로 프리메쉬(free mesh)를 사용하였으며, 해석결과의 정확도를 높이기 위하여 비드부의 요소를 세밀하게 분할하였다. 그리고 용접부 증상은 배관의 외표면과 내표면 사이의 잔류응력변화를 파악하기 위해 Fig. 1과 같이 일직선으로 모델링(modeling)하였다.

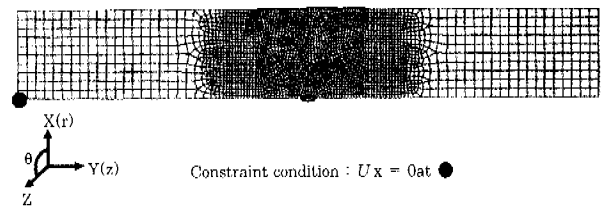


Fig. 1 Configuration of FEA model

배관의 재질은 각종 플랜트의 배관재로서 널리 이용되고 있는 A106 Gr B강으로서 화학성분과 기계적 성질은 Tables 1, 2와 같다. 용접부 개선은 ASME B16.25에 의거 Fig. 2와 같은 컴파운드 베벨(compound bevel)의 형태로 NC선반을 이용하여 정밀가공 하였다. 그리고 1번째 패스는 GTAW로 용접하고, 2번째 패스부터는 FCAW를 이용하여 Table 3과 같은 조건에서 반자동으로 총 24패스의 용접을 하였다. 용접 시 패스간 온도는 200℃정도가 되도록 하였다.

Table 1 Chemical composition of A106 Gr B

A106 Gr B	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr+Mo	Ni+Cu
	0.10	0.86	0.21	0.010	0.004	0.10	0.06	0.39

Table 2 Mechanical properties of A106 Gr B

A 106 Gr B	Tensile	
	Y.S.	T.S.
	367MPa	486MPa

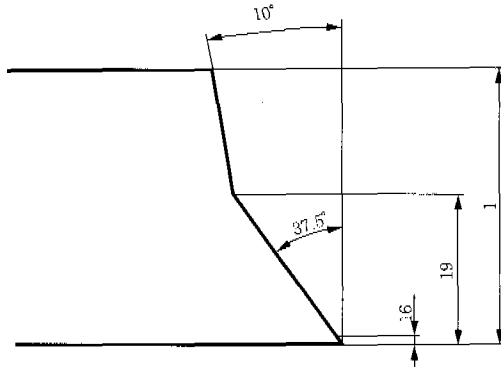


Fig. 2 Geometry of groove

2.2 입열모델(heat input model)

용접잔류응력은 일반적으로 용접열사이클의 냉각과정에서 발생되므로 잔류응력분포의 정확한 추정을 위해서는 합리적인 입열모델(heat input model)의 선정이 중요하다. 따라서, 여러 연구자들에 의하여 수치해석을 위한 다양한 입열모델이 제안되어 왔는데, 그중에서 고유입열모델(inherent heat input model), Tsai 등의 경사입열모델(heat input model with ramp function), Goldak 등⁸⁾의 이중타원모델(double ellipsoid model)이 대표적이라 할 수 있다. Bae 등⁹⁾은 천이열이력(transient thermal history)과 잔류응력에 대한 수치해석에 있어서, 열원모델에 관한 연구를 통하여 이들 3가지 열원모델을 비교 검토한 결과, 열응력해석은 고유입열모델에 비해 경사입열모델과 이중타원모델이 보다 유효하나, 이중타원모델은 3차원적인 입열분포에 의해 다층용접의 경우 잔류응력의 분포범위가 지나치게 확대됨을 지적하였다.

그래서, 본 연구에서는 경사입열모델을 사용하였다. 이 모델은 Pavelic의 원판모델(disc model)을 기초로 한 것으로서, 열유동량(heat flux)은 식(1)과 같이 표현된다.

$$q(x) = q(0)e^{-cx^2} \tag{1}$$

이 경우 총입열량은 식(2)와 같이 표면입열량(surface heat input)과 체적입열량(body heat input)의 합으로 표시된다.

$$Q = Q_s + Q_b \tag{2}$$

여기서, 단위 길이 당 입열에너지(J/mm)는

$$H = Q \cdot \frac{1}{v} \tag{3}$$

로 표시되고, 체적 입열량과 표면 입열량은

$$qB = Q_{B \text{ over } V_e} \tag{4}$$

$$q_s = \frac{Q_s}{bL} \sqrt{\frac{3}{\pi}} e^{-3(\frac{x}{b})^2} \tag{5}$$

v : welding speed(mm/sec)

V_e : the volume of bead elements

b : the width of deposited weld bead(mm)

L : the weld length(mm)

가 된다. Fig. 3은 열유동량과 시간과의 관계를 나타낸 것이다. 여기에서 실제 용접시간은 $t_1 + t_2$ 이며, 열유동량이 최고점까지 도달하는 시간은 실제 용접시간의 20%가 되도록 하였다.

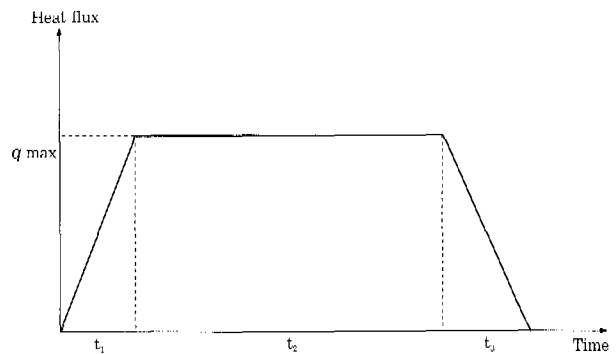


Fig. 3 Shape of ramp heat input function

2.3 해석방법 및 가정

일반적으로 용접부의 입열량과 열전달 특성은 용접 잔류응력의 해석에 많은 영향을 미치므로 용접과정중의 열전달 상황의 정확한 해석은 용접잔류응력분포의 해석에 필수적인 요소라 할 수 있다. 특히, 다층용접의 경우는 각 패스마다 열전달 해석의 경계 조건이 달라지므로 이에 대한 고려가 필요하다. 따라서, 본 연구에서는 최근에 개발된 FEA에 의한 잔류응력 해석 기법들 중에서 요소재생법(element rebirth technique)을 이용하여 실제 용접과 같이 용가재(filler metal)의 영향이 재현될 수 있도록 하였고, Fig. 4와 같은 방법으로 2차원적으로 용접잔류응력을 해석하였다.

먼저, 열전달해석(heat transfer analysis)시에는 각각의 패스가 요소재생→입열→냉각의 세 과정을 순차적으로 거칠 수 있도록 해석단계를 총 72단계로 구성함으로써, 용접과정에서 모델내의 각 요소(element)가 받는 열이력에 대한 데이터를 얻었다.

그리고 열전달 해석으로부터 얻어진 결과를 6가지 모

델의 열응력해석(thermal stress analysis)에 동일하게 적용하여 배관의 직경만이 잔류응력 변화에 영향을 미칠 수 있도록 함으로써, 배관형상이 용접잔류응력분포에 미치는 영향을 합리적으로 파악하고자 하였다.

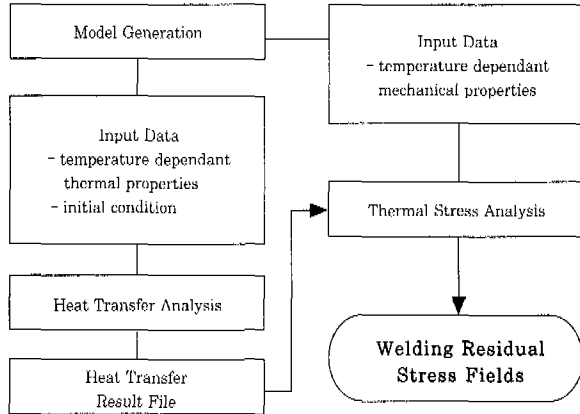


Fig. 4 Flow of residual stress analysis

해석 시, Fig. 5와 같은 온도 의존적인 물성치들을 사용함으로써 열전달해석의 신뢰성을 높였다. 그러나 용융풀(molten pool)내에서의 열전도도(thermal conductivity), 비열(specific heat)은 일정한 것으로 가정하였다. 또한 쉴드 가스(shield gas)에 의한 강제대류의 영향과 상변태에 의한 체적변화의 영향은 고려하지 않았다. 해석에 사용된 코드(code)는 비선형 해(nonlinear solution)의 정확성이 높은 것으로 알려진 HKS사의 ABAQUS implicit이다. 열전달 해석을 위한 요소로는 4절점 열전달 요소(4 node heat transfer element)를 사용하였으며, 응력해석에는 용접시 배관의 구속조건을 만족할 수 있도록 4절점 축대칭 요소(4 node axisymmetric element)를 사용하였다.

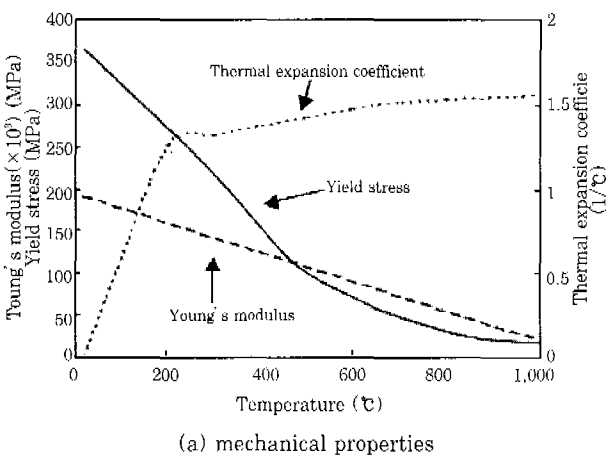
또한, 직경이 254mm인 경우에 대하여 천공법(hole

drilling method)을 이용하여 잔류응력을 측정하고 이를 해석결과와 비교함으로써 해석결과의 신뢰성을 검증하였다.

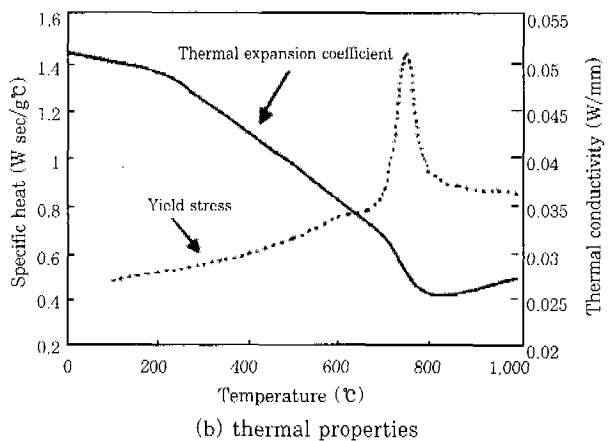
3. 해석 결과

3.1 외표면에서의 잔류응력분포

Fig. 6은 5가지 해석모델에 대한 배관 외표면(outer surface)의 FEA 결과와 직경 254mm의 실제 용접부에 대하여 천공법을 이용하여 잔류응력을 측정된 결과를 비교 도시한 것이다. FEA에 의한 해석치와 실험치의 결과가 정량적으로는 다소 차이가 있지만 정성적으로는 잘 일치함을 알 수 있다. 이는 본 연구에서 사용된 FEA를 통한 해석기법이 여러 연구에서 알려진 것처럼 잔류응력분포의 추정에 유용하게 적용될 수 있음을 의미한다^{12,13)}. 먼저 Fig. 6 (a)의 축방향 잔류응력 분포를 살펴보면, 마지막 24번째 패스에 의해 생성된 비드의 표면에는 높은 압축잔류응력이, 그리고 열영향부(heat affected zone, HAZ) 부근에서는 높은 인장잔류응력이 존재하는 것을 알 수 있다. 이 때 압축잔류응력의 크기는 직경의 증가에 따라 약간씩 증가하였고, 인장잔류응력의 크기는 직경이 증가함에 따라 감소하나 감소폭이 점점 줄어들어 두께에 대한 직경의 비(t/D)가 0.05보다 작을 때에는 거의 변화가 없는 것으로 나타났다. 하지만 Fig. 6 (b)의 원주방향 잔류응력 분포에서는 압축잔류응력이 용접비드부와 약 20mm 정도 떨어진 곳에서 발생하였으며, t/D=0.3인 경우에는 압축잔류응력이 관찰되지 않았다. 그리고 인장잔류응력의 경우는 용접비드부와 열영향부에 걸쳐 분포되었으며, 그 크기와 분포형태는 직경의 변화에



(a) mechanical properties



(b) thermal properties

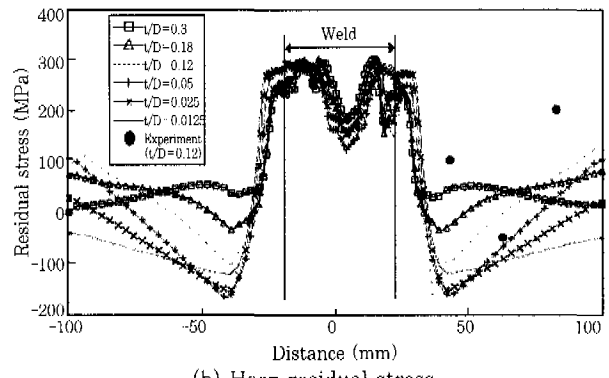
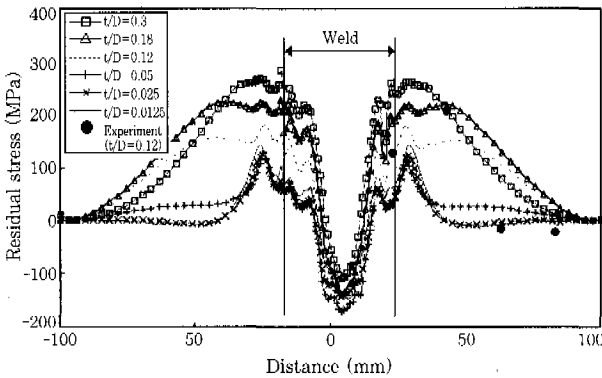
Fig. 5 Temperature dependent material properties

그다지 영향을 받지 않았다. 또한 Fig. 6 (a), (b)의 결과로부터 용접열영향부에서는 축방향과 원주방향 모두 높은 인장잔류응력이 존재하고 있음을 알 수 있다.

3.2 내표면에서의 잔류응력분포

Fig. 7은 5가지 해석모델에 대한 내표면(inner surface)의 FEA 결과를 비교 도시한 것이다. 외표면의 해석결과에 비해 잔류응력의 분포가 배관의 형상변

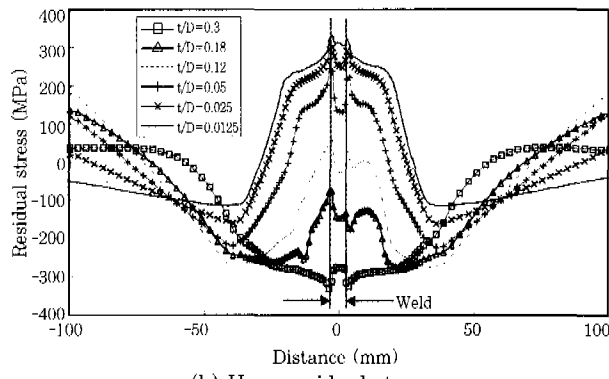
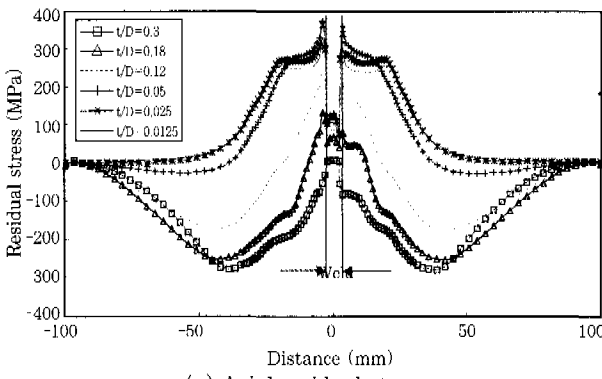
화에 훨씬 민감하게 반응하는 것을 알 수 있다. Fig. 7 (a)의 축 방향 잔류응력 해석결과에서 보는 바와 같이 두께에 비해 직경이 아주 작은 경우($t/D=0.3$)에는 내표면 전체에 압축잔류응력장이 분포하게 되나, 직경이 증가함에 따라 잔류응력이 상승하여 내표면의 잔류응력상태는 인장으로 변하게 된다. 그러나 잔류응력의 상승폭은 직경이 증가함에 따라 점점 감소하여 t/D 가 0.05보다 작은 경우에는 현저히 줄어들게 된다. 이와 같은 경향은 Fig. 7 (b)의 원주방향 잔류응력분포에



(a) Axial residual stress

(b) Hoop residual stress

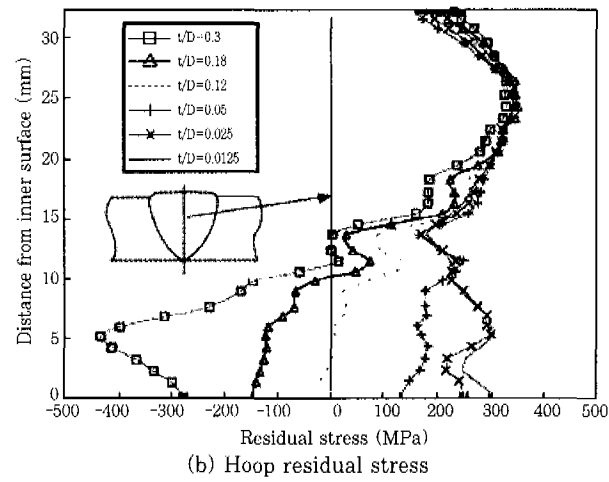
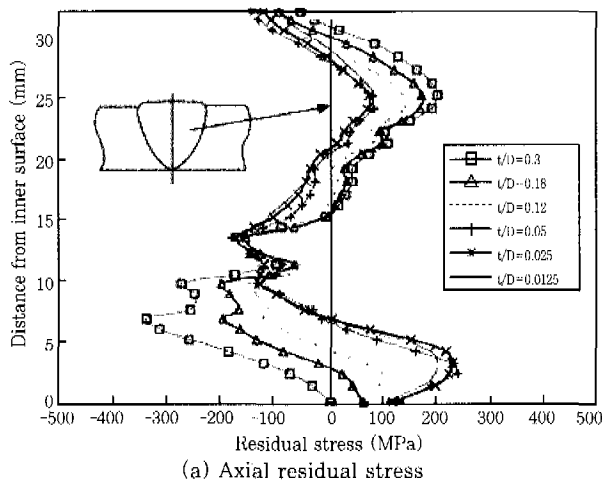
Fig. 6 Residual stress distribution of the outer surface (as welded)



(a) Axial residual stress

(b) Hoop residual stress

Fig. 7 Residual stress distribution of the inner surface (as welded)



(a) Axial residual stress

(b) Hoop residual stress

Fig. 8 Residual stress distribution from the inner surface to the outer surface (as welded)

서도 그대로 적용된다.

3.3 용접부 중앙의 두께방향 잔류응력분포

Fig. 8은 용접부의 중앙에서 두께방향의 각 지점에서 잔류응력분포를 나타낸 것이다. Fig. 8 (a)의 축방향 잔류응력분포에 있어서 두께에 비해 직경이 상당히 작은 경우에는 용접부 상부에는 인장잔류응력장이, 하부에는 압축잔류응력장이 존재하나, 직경이 상대적으로 큰 경우에는 평판의 맞대기 용접에서와 같이 상부와 하부에서는 인장잔류응력장이 존재하며, 중앙부에서는 압축잔류응력장이 존재하게 된다. 이와 비교하여 Fig. 8 (b)에서의 원주방향 잔류응력은 직경변화에 따른 용접잔류응력의 변화가 서로 다른 양상을 보여 주고 있다. 즉, 직경이 작은 경우에는 축방향 잔류응력분포와 마찬가지로 상부에는 인장잔류응력장이 하부에는 압축잔류응력장이 생성되지만, 직경이 어느 정도($t/D=0.12$) 커지면 두께방향의 모든 위치에서 인장잔류응력장이 생성되며, t/D 가 0.05보다 작아지면 두께 전 영역에 걸쳐서 거의 동일한 크기의 인장 잔류응력이 형성된다.

3.4 최대 잔류응력값의 변화

역학적인 관점에서 용접부에서 균열의 시작점이 되는 곳은 최대 인장잔류응력이 존재하는 곳이 될 것이다. 이러한 관점에서 최대 잔류응력의 작용점과 크기에 대한 해석은 매우 중요한 문제이다.

Fig. 9는 직경이 증가함에 따라 배관의 외표면과 내표면에서의 최대 잔류응력값이 어떻게 변화하는가를 도시한 것이다. 최대 인장잔류응력이 나타나는 곳은 $t/D=0.3$ 일 때 내표면을 제외하고는 모두 열영향부 부근이었다. 외표면의 경우, 원주방향의 최대응력값은 직경의 변화에 관계없이 300MPa 정도로 거의 일정한 값을 유지하였으나, 축방향의 최대응력값은 t/D 가 0.3~0.05인 영역에서 직경이 증가함에 따라 선형적으로 감소하는 경향을 보였다. 이와 반대로 내표면의 최대응력값은 축방향과 원주방향 모두 직경의 증가와 함께 선형적으로 증가하는 경향을 보여 주었다. 특히 축방향의 최대응력값은 직경이 두께에 비하여 상대적으로 작은 영역에서는 외표면이 내표면에 비해 큰 값을 가지지만 직경이 증가함에 따라 그 차이가 점점 줄어들어 t/D 가 0.16이하에서는 내표면이 외표면에 비하여 더 큰 값을 가지게 된다. 그리고 내표면의 원주방향 최대응력값은 직경의 증가와 함께 증가하여 t/D 가 0.025에 이르르면,

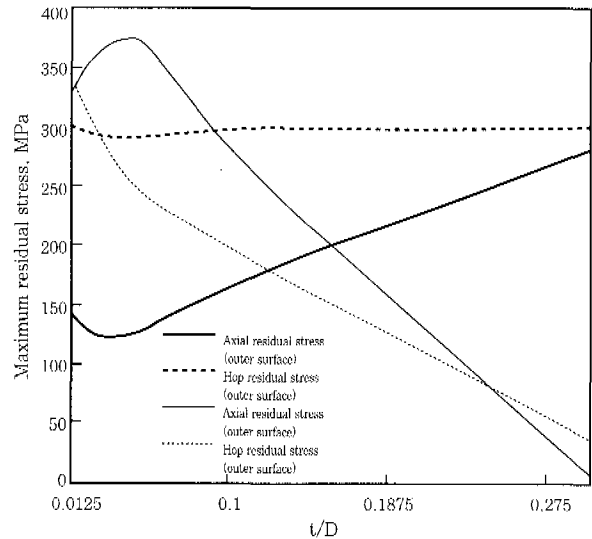


Fig. 9 Maximum residual stress of pipe surface
외표면과 거의 같은 값을 나타내었다.

3.5 용접후처리에 따른 잔류응력의 재분포

일반적으로 용접 후 용접금속부에는 마지막 단계의 용접에 의해서 용접비드(weld bead)가 모재의 표면보다 돌출되기 때문에, 용접비드와 모재의 접점인 토우(toe)부는 응력집중부로 작용하게 된다. 따라서, 중요 설비를 제작하는 경우는 이러한 응력집중원을 제거하기 위해서 용접후처리로 용접부를 기계가공하여 용접비드를 절삭한다. 본 연구에서는 이러한 용접후처리가 용접 잔류응력분포에 미치는 영향을 평가해 보았다. Fig. 10은 비드 제거 후 용접금속부 외표면에 있어서 용접 잔류응력의 재분포를 상황을 나타낸 것이다. 원주방향과 축방향 모두 전체적인 잔류응력분포의 개형에는 변화가 없으나, 용접비드부에서 약간의 잔류응력 상승이 관찰된다. 이러한 경향은 Fig. 11의 내표면 잔류응력분포에서도 나타난다. 그러나, 내표면과 외표면에서 최대잔류응력의 크기는 Fig. 9와 Fig. 12를 비교하여 볼 때 비드를 제거한 경우가 약간 감소하는 것으로 나타났다. 즉, 비드를 제거한 경우에는 용접비드부의 압축응력이 상당 수준 완화되지만 잔류응력의 최대값은 감소하므로 역학적인 관점에서 볼 때 비드를 제거하는 것이 응력집중을 방지하는 효과 외에도 용접 잔류응력 이완에도 어느정도 효과적임을 알 수 있다. 특히 내표면의 경우에는 돌출된 비드부에 관내를 유동하는 유체에 의한 와류가 형성되어 침식(erosion)이 일어날 가능성이 크다는 점을 감안하면, 비드부의 제거가 역학적인 관점에서 배관구조물의 수명연장에 유의한 방법이라 할 수 있다.

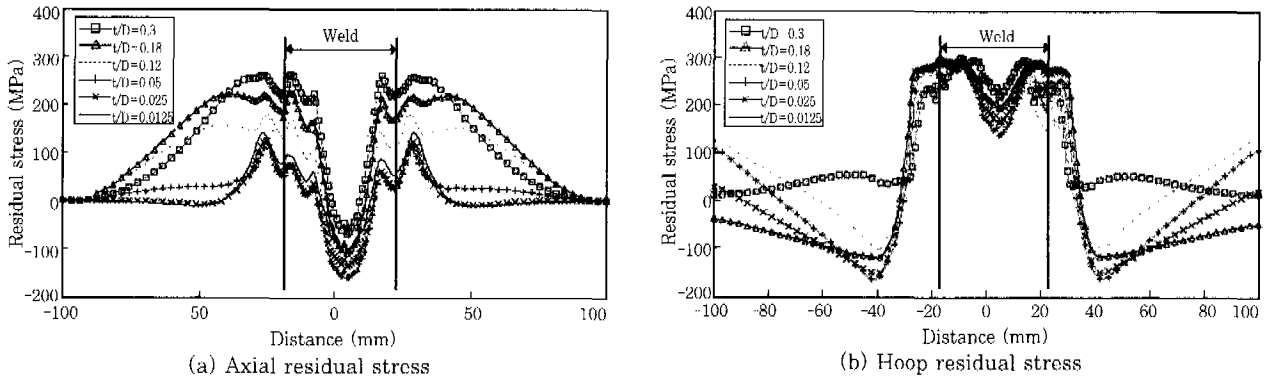


Fig. 10 Residual stress distribution of the outer surface

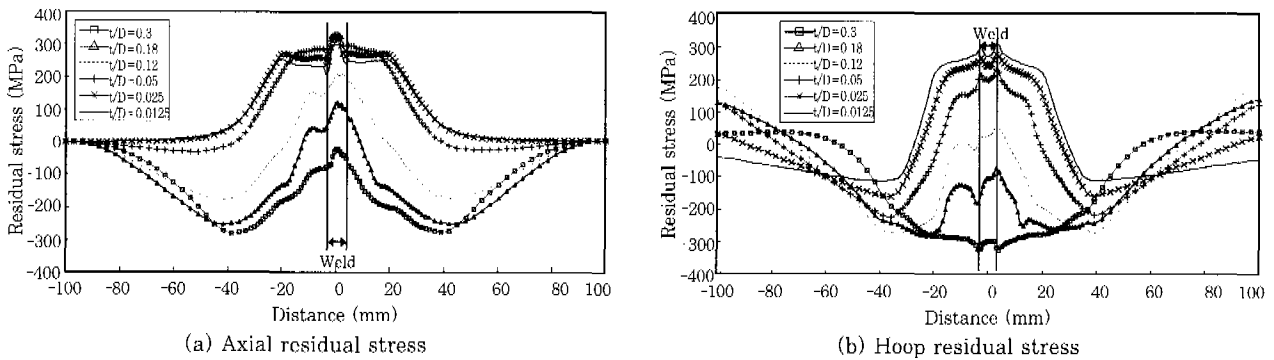


Fig. 11 Residual stress distribution of the inner surface

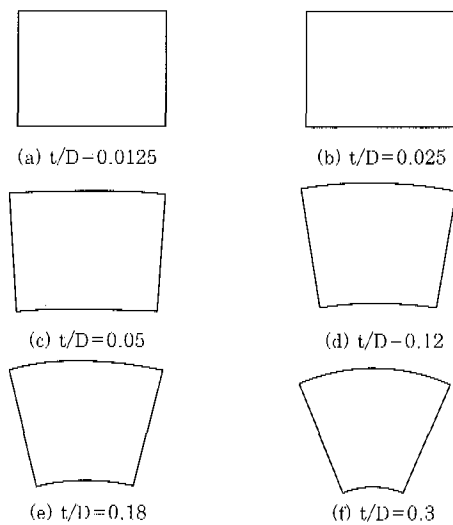


Fig. 12 Hoop deformations of 6 models

4. 고 찰

Figs. 6, 7의 5가지 해석모델에 대한 용접잔류응력 해석결과에서 나타난 바와 같이 배관의 직경이 작아지면 배관의 내표면과 외표면의 잔류응력의 크기 역시 전반적으로 감소되는 경향을 보였다. 또한 Fig. 8의 용접급속 중앙부 두께방향 잔류응력분포에서는 배관의

직경이 작을 경우에는 내표면 쪽에는 넓은 영역의 압축잔류응력장이 분포하고 있으며, 직경이 커질수록 압축잔류응력장이 인장잔류응력장으로 변화하는 것을 알 수 있다. 이러한 경향을 보이는 이유는 용접잔류응력 생성의 주된 원인이 열사이클 중에 발생하는 소성스트레인(plastic strain)임을 고려한다면 이해될 수 있다. 즉, 배관의 두께-직경비가 달라짐에 따라 배관의 소성스트레인에 영향을 주는 배관의 강성과 구속조건이 변화하기 때문에 잔류응력분포의 변화가 생기는 것으로 생각된다. 먼저, 두께-직경비가 증가하게 되면 배관의 원주방향 강성은 상대적으로 증가하게 된다. 그러므로, 동일한 열변형에 대해서 두께-직경비가 커지면 열사이클 중 열팽창에 따른 소성스트레인의 양이 커지게 되므로 두께-직경비가 작은 경우에 비해서 더 큰 압축응력을 가지게 된다. 이러한 강성의 변화는 축방향에서도 원주방향과 동일한 효과를 가지게 된다. 그리고, 배관의 두께-직경비에 따른 원주방향 구속조건의 변화 역시 소성스트레인의 발생에 지대한 영향을 미치리라 생각된다.

Fig. 12에서 보는 바와 같이 곡률이 작을 때는 배관 내표면측과 외표면측 요소의 원주방향(hoop direction) 변형을 차이가 크게 나타난다. 하지만 곡률이 커짐에 따라 그 차이가 점점 줄어들어 t/D가 0.05

보다 작아지게 되면 그 차이가 현저히 줄어드는 것을 알 수 있다. 즉, 이러한 영향으로 인해 Figs. 6, 7, 8에서 t/D 가 0.05보다 작은 경우에는 잔류응력분포의 변화가 급속히 둔화되는 것으로 판단된다.

그리고, 본 연구의 대상으로 선정된 5가지 모델의 잔류응력분포가 두께-직경비에 따라 순차적으로 변화해 가는 원인은 배관의 강성과 내표면과 외표면의 변형률 차이가 직경의 증가에 따라 지속적인 감소세를 나타내기 때문인 것으로 말할 수 있다.

또한, 단층용접에 의한 배관의 용접시에는 내표면쪽에는 인장잔류응력장이 분포하고 외표면쪽에는 압축 잔류응력장이 분포하는 것으로 보고되어 있으나¹¹⁾, 본 연구에서는 이와 다른 결과를 보여주고 있다. 이것 역시 배관용접에 있어서 잔류응력생성에 미치는 구속조건을 영향을 감안하면 이해될 수 있다. 즉, 단층 용접과는 달리 다층 용접에 있어서는 선행패스에 의해 축방향과 원주방향의 구속조건이 변화하므로 이로 인한 소성스트레인량의 차이에 의해 잔류응력분포의 변화가 생기게 된다. 이로 미루어 볼 때 용접시공 시 패스 수는 잔류응력분포에 큰 영향을 줄 것임은 자명하므로 다층용접시의 잔류응력분포의 추정은 단층용접에 비하여 훨씬 복잡한 양상을 띠게 되므로 이러한 구속조건의 변화에 대한 고려가 필수적이라 할 수 있으며, 본 연구에서는 요소재생법을 이용하여 이와 같은 구속조건의 변화를 재현하였다.

Fig. 6의 외표면 잔류응력분포에서 용접열영향부 부근이 축방향과 원주방향 모두 높은 잔류응력이 분포하는 것을 볼 수 있는데, 이는 용접 열영향부가 내압에 의한 원주방향의 인장력(hoop tension) 및 배관의 외력이나 자중에 의한 굽힘력(bending force)에 대하여 배관의 외표면에서 가장 취약하다는 것을 의미한다. 실제 이 곳은 용접과정에서의 높은 입열과 인장잔류응력에 의해 소성변형을 일으키는 곳으로서, 기하학적인 응력집중과 높은 인장잔류응력에 의해 여러 용접구조물에서 균열의 시작점(crack initiation point)이 되는 곳으로 알려져 있다. 또한 Fig. 6의 결과로 미루어 볼 때 배관의 두께에 비하여 직경이 상대적으로 작은 경우($t/D=0.12$ 이상)에는 용접부 이외에 비해 역학적으로 안전하지만, 직경이 상대적으로 큰 경우에는 인장잔류응력의 영향으로 인해 역학적으로 불리한 상황에 처하게 된다. 이 결과와 Figs. 7, 8, 9의 결과를 비교하여 보면, 배관용접부에 있어서 두께에 비해 직경이 상대적으로 작은 경우에는 역학적으로 가장 취약한 부분이 외표면에 존재하며, 직경이 충분히 큰 경우에는 내표면이 외표면에 비해 취약함을 알 수 있다. 특

히 배관용접부가 운용중인 환경이 부식성인 경우에는 높은 응력상태의 응력부식균열(stress corrosion cracking) 상황에 처하게 되어 용접부의 강도는 현저히 저하될 것이다. 게다가 부식성 환경에서 사용되는 배관의 경우 배관의 외표면은 코팅(coating)에 의해 보호되지만 내표면은 이러한 보호피막이 없는 경우가 많은 점을 감안한다면, 배관 내표면의 인장잔류응력 증가는 환경강도설계의 관점에서 중요하게 다루어야 할 문제 일 것이다.

그리고, Fig. 8에서 보는 바와 같이 직경이 두께에 비하여 상대적으로 클 때에는 내부의 잔류응력상태가 인장의 값을 가지게 되므로 대규모 항복에 의한 배관의 파괴의 가능성이 있으므로 설계자는 배관용접부의 강도설계 시에 이 부분에 대한 고려가 선행되어야 할 것이다.

비록 해지유전의 황화물(sulfide) 부식환경과 같이 잔류응력에 의한 응력부식균열이 우려되는 경우, 응력이완 열처리(stress relief heat treatment)로부터 잔류응력을 제거하여 배관구조물을 생산하고 있지만, 실제 현장용접에서는 응력이완 열처리를 하기가 까다롭고, 열처리를 한다 하더라도, 노(furnace)에서의 열처리와 같이 확실한 열처리 효과를 얻기는 어렵기 때문에, 만일에 발생할지 모르는 용접잔류응력에 의한 배관파손을 막기 위해서는 배관형상에 따른 잔류응력 분포의 이해는 필수적이라 할 수 있다. 또한 배관의 재료가 다르다 할지라도 잔류응력의 크기에는 차이가 있으나 용접잔류응력분포의 전체적인 개형은 유사하게 나타나므로 본 연구에서의 결과는 기타 다른 금속배관의 용접잔류응력분포의 이해에도 유용하게 적용될 수 있으리라 생각된다.

Figs. 10, 11에서 용접후처리를 한 후의 잔류응력분포가 용접비드부에서는 다소 변화하나 전반적으로는 별다른 변화를 나타내지 않는 이유는 용접후처리에 따른 잔류응력의 변화는 소성스트레인에 의한 것이 아니라 돌출비드부의 제거에 의한 축방향과 원주방향의 구속력의 변화에 기인한 것이기 때문이다. 그러므로, 돌출비드부의 크기가 용접부에 비하여 상대적으로 훨씬 작기 때문에 용접부 전체의 잔류응력분포의 변화에는 기여하지 못한 것으로 보인다.

5. 결 론

배관의 형상과 용접후처리가 용접잔류응력분포에 미치는 영향을 알아보기 위해 다층용접된 두께 30mm의 배관에 대하여 직경이 100, 166, 254, 600, 1200,

2400mm인 6가지 모델(model)을 가지고 유한요소법에 의한 잔류응력 해석을 수행한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 배관의 직경이 커질수록 외표면의 축 방향 잔류응력은 t/D 가 0.05정도까지 선형적인 감소를 하지만 원주방향 잔류응력은 큰 차이가 없었다.

(2) 내표면의 잔류응력의 경우, 직경이 커질수록 축방향과 원주방향 모두 잔류응력이 증가하였으나, 증가폭은 점점 줄어들어 t/D 가 0.05이하에서는 거의 차이가 없었다.

(3) 돌출비드부를 제거하면 열영향부의 인장잔류응력을 완화시킬수 있다.

(4) 두께에 비하여 직경이 작을 때($t/D \geq 0.16$)에는 외표면이 역학적인 취약부가 되나, 직경이 증가함에 따라 내표면이 역학적으로 불리한 위치에 놓이게 된다.

후 기

본 연구는 한국과학기술재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성 평가 센터의 지원 하에 이루어진 것으로, 관계자 여러분께 심심한 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. "機械・構造物の破損事例と解析技術", 日本機械學會(1984), pp.185-230
2. "應力腐食割れ事例の對策と解析", 日本材料學會(1978), pp.40-60
3. "Handbook on Experimental Mechanics", SEM(1993), pp.785-823

4. Shim, Y. L., Feng, Z., Lee, S. G., Kim, D. S., Jaeger, J. J., Papritan, J. C. and Tsai, C. L.: "Determination of Residual Stresses in Thick-Section Weldment", *Welding Journal*, Vol. 71, No. 9(1992), pp.305 - 312
5. K. Masubuchi: "Analysis of Welded Structure", Pergamon Press(1980), pp. 148-188
6. 남궁재관, 홍재학: "파이프 원주방향 용접부의 잔류응력 연구", 대한기계학회논문집, 제15권, 제2권(1991), pp.693~702
7. 유기열, 엄동석: "열탄소성 해석에 의한 원주용접 원통관의 잔류응력 예측과 그 영향에 대한 연구", 대한용접학회지(1997), 제15권, 제5호
8. J. Goldak, A. Chakravarti and M. Bibby: "A New Finite Element Model for Welding Heat Sources", *Metallurgical Transactions B*, Vol. 15B(1984), pp.299~305
9. D. H. Bae, et al: "Effects of Heat Source Models in Numerical Analysis for Transient Thermal History and Residual Stresses", *Proceedings of Taiwan International Welding Conference '98*(1998), pp.125 - 130
10. C. L. Tsai: "Parametric Study on Cooling Phenomena in Underwater Welding", Ph.D. Dissertation, MIT (1977)
11. 엄동석, 유기호: "원통관의 원주용접시 발생하는 잔류응력에 관한 실험적 연구", 대한용접학회지, 제15권 제2호(1997), pp.149~156
12. J. K. Hong: "Study of Numerical Methodologies For Multi-pass Welding Analysis", Ph.D Thesis, Ohio State University(1996)
13. J. B. Roelens, F. Maltrud: "Determination of Residual Stresses in Submerged Arc Multi-Pass Welds by Means of Numerical Simulation and Comparison with Experimental Measurements", Presented at IIW Annual Assembly, Doc. X-1279-93(1993)